焊接管结构的非线性推覆简化模型

迟国强[1],邵永波[2]

(1. 西南石油大学机电工程学院,610500 成都;2. 西南石油大学土木工程与测绘学院,610500 成都)

摘　要:有限元分析方法中,采用三维实体单元对焊接管结构进行离散是最为精确的建模方法,但对三维实体模型分析时会划分大量单元,导致计算时间冗长。工程中常把焊接管结构简化为刚架模型,即刚性连接的杆系系统。这种建模方式忽略了节点的局部柔度,过高地估计了整体结构的刚度,使计算结果偏于危险。为解决上述问题,在节点处引入虚拟梁单元,使其等效模拟节点的局部变形,还原支管真实长度。为了验证节点柔度对焊接管结构的影响,对典型的焊接管结构缩尺,进行了推覆试验。分别采用壳单元模型、刚架模型及引入虚拟梁单元的简化模型进行有限元模拟,并与试验结果对比分析。结果表明,刚架模型会过高的估计焊接管结构的刚度,而简化模型计算结果与壳模型、试验结果较为吻合。

关键词:简化模型;虚拟梁单元;非线性;推覆试验;柔度

中图分类号:TU392.3　　　**文献标志码**:A

Simplified nonlinear pushover model of welded tubular structure

CHI Guoqiang[1],SHAO Yongbo[2]

(1. School of Mechatronic Engineering,Southwest Petroleum University,610500 Chengdu,China;
2. School of Civil Engineering and Geomatics,Southwest Petroleum University,610500 Chengdu,China)

Abstract: Among the finite element (FE) analysis methods, using three-dimensional solid elements to discrete the welded tubular structure is the most accurate modeling method. The 3D solid model involves a huge number of units during the analysis process, which results in time-consuming calculation. Therefore, an accepted alternative is simplifying the welding tubular structure to a rigid frame model in engineering, that is, a rigidly connected rod system. However, the local joint flexibility (LJF) is neglected and the rigidity of the structure is overestimated in the simplified steel frame model, which is likely to lead to slightly dangerous calculation results. A fictitious beam element (FBE) is introduced into the joint to simulate the local deformation of the joint and restore the true branch tubular length, which can solve the above problems effectively. A push-over testing on the scaled typical welded tubular structure was carried out to verify the influence of joint flexibility on welded tubular structure. The shell element model, the rigid frame model, and the mentioned simplified model were adopted for FE simulation, respectively, and the results were compared with FE and experimental results. The results show that the rigid frame modeling will overesti-

收稿日期:2020-10-10　　　**修回日期**:2021-12-21

基金项目:国家自然科学基金面上项目资助(No. 52078441);工程结构安全评估与防灾技术四川省青年科技创新研究团队资助项目(No. 2019JDTD0017)

通信作者:邵永波,教授。E-mail: ybshao@swpu.edu.cn

引用格式:迟国强,邵永波. 焊接管结构的非线性推覆简化模型[J]. 应用力学学报,2022,39(2):274-282.

CHI Guoqiang,SHAO Yongbo. Simplified nonlinear pushover model of welded tubular structure[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2022,39(2):274-282.

mate the stiffness of the welded tubular structure, while the simplified modeling results meet well with those of the shell modeling and testing.

Key words: simplified model; fictitious beam element; nonlinear; push-over testing; flexibility

采用相贯节点的焊接管结构有着造型简洁、质量较轻、连接方便等特点,因而广泛应用于石油工业、城市建筑、电力工程等方面。对复杂焊接管结构进行力学分析时常将其简化为刚架模型。因为主管管壁较薄,主管的径向刚度远小于支管的轴向刚度,所以节点处主管壁更易受载变形,这种现象称为局部柔度。刚架模型忽略了节点的局部柔度,使整体结构的刚度偏高[1]。针对这一问题,以刚架模型为基础,在节点处引入虚拟梁单元以模拟节点局部变形。

Boukamp 等[2]最早研究节点局部柔度对海洋平台的影响,对用于建立节点柔度模型的分析技术进行了研究,并将这些技术应用于平台整体中。结果表明节点柔度对整体结构有着显著的影响,且在构件长度短于公称直径的情况下影响最为明显。Mirtaheri 等[3]建立了两个平台的有限元模型,研究节点柔度对固有频率的影响,进行了非线性静力与动力分析。结果表明节点柔度对海上结构的非线性动力特征有着显著影响。为了系统地研究钢管参数对节点局部柔度的影响,国内外众多专家学者针对各种类型的节点进行模型试验[4-5]、半解析法[6-8]、有限元模拟[9-13]得到了大量的节点局部柔度参数公式。文献[4]进行了载荷作用下 T、Y 塑料节点的变形实验,利用实验结果得出节点在轴力、弯矩作用下局部柔度的参数公式。陈伯真等[7]根据梁的弯曲理论得到 T、Y 节点局部柔度公式,计算了 8 组节点的局部柔度,计算结果与 Fessler 参数公式[4]计算结果较为符合。文献[9]利用有限元方法对节点单参分析,将计算结果进行多元回归分析得到了 T、Y、K 节点的参数公式。文献[11]在两种轴向载荷作用下对 81 个 PE 模型进行了模拟,根据模拟结果比较空间 DK 节点与 K 节点的局部柔度因子(f_{LJF})。结果表明空间节点与平面节点的局部柔度差异很大,针对这一问题开发了两个单独的参数公式来确定受两种轴向载荷的空间 DK 节点中的 f_{LJF} 值。陈映等[12]建立了 63 个 K 型弯管锥形节点有限元模型,研究了径厚比、直径比、主管与支管夹角等因素对 K 节点轴向刚度的影响,并通过拟合得到弹塑性范围内的节点轴向刚度因子与轴力因子的函数关系。李明昊等[13]针对几种典型钢框架节点的抗弯性能进行有限元仿真,通过试验验证了模型分析方法的准确性,对有限元结果进行回归分析,得到了弯矩/转角参数公式。该公式可以很好地描述钢框架节点受弯产生的非线性变形。局部柔度参数公式不仅有利于研究其对焊接管整体结构的力学影响,而且使节点局部柔度等效单元的实际应用更加方便。

朱静[14]在主管和任意二支管间建立虚拟单元,以等效节点局部柔度,并举例对比该模型与传统刚架模型的力学性能。结果表明两种模型力学性能有着较大差异。Golafshani 等[15]基于柔性矩阵和 Fessler 经验公式[4]提出了一种新的局部柔度单元,使用两个连接节点将主管壁变形合并到整体刚度矩阵,但模型的应用较为复杂且仅限于弹性范围内。安利强等[16]将相贯节点局部柔度公式应用于插板节点,把连接螺栓超过两个的节点处理为半刚性节点,分析了刚度因子取值对杆件轴力与节点位移的影响,结果表明刚度因子取值对二者影响显著。李东升[17]在支管端部附加弹簧和扭簧,使其替代节点变形。使用虚功原理推导出了考虑节点柔度梁单元的刚度矩阵。针对海上平台典型的平面焊接管结构利用两种建模方式进行推覆分析,结果表明考虑节点柔度的梁单元程序具有良好的适用性。王皓[18]在节点处引入虚拟梁单元以模拟节点的局部变形,对比分析了静力作用下平面 T、Y 节点管桁架在弹性和弹塑性范围内利用 3 种建模方式所得到的计算结果,并进行了参数分析。结果表明考虑节点柔度的简化模型可以很好地模拟 T、Y 节点管桁架的节点柔度。

已有的考虑节点柔度的简化分析方法大都限制在弹性范围内,王皓[18]提出的简化模型通过与壳单元模型对比,验证了该方法在平面 T、Y 节点管桁架问题中的适用性。本研究在虚拟梁单元模型[18]基础上,针对空间焊接管结构进行推覆分析,以研究虚拟梁单元模型在分析静力非线性问题时的可行性。

1 节点局部柔度的定义和虚拟梁单元模型

1.1 节点局部柔度定义

焊接管结构支管受载荷作用,节点处的主管管

壁会产生局部变形,那么节点处便具有了局部柔性。对于任意节点,节点局部柔度定义为

$$\delta_{AX}=\frac{\Delta}{P} \quad (1)$$

$$\delta_{IPB}=\frac{\varphi_I}{M_I} \quad (2)$$

$$\delta_{OPB}=\frac{\varphi_O}{M_O} \quad (3)$$

式中:Δ 为轴力作用下节点处主管管壁因变形产生的垂直于主管轴线方向的位移;P 为轴力;φ_I 为平面内弯矩作用下主管管壁的面内转角;M_I 为主管与支管所在平面内的弯矩;φ_O 为平面外弯矩作用下主管管壁的面外转角;M_O 为主管与支管所在平面外弯矩。如图 1 所示,在主、支管相贯线上,a、b 为冠点,c、d 为鞍点;e 为主、支管轴线交点,f、g 为过 e 点且垂直于主、支管轴线所形成平面的直线与主管外壁的两个交点。Δ_a、Δ_b、Δ_c、Δ_d、Δ_f、Δ_g 分别表示对应点垂直于主管轴线方向的位移,其中 f、g 点位移由主管的弯曲引起,a、b、c、d 点的位移由主管弯曲和节点处主管壁变形引起,而主管壁的变形可以由各种载荷引起。

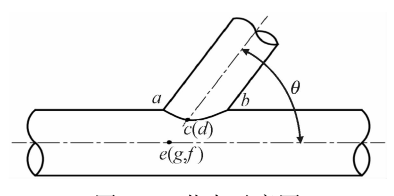


图 1 Y 节点示意图

Fig. 1 View of a tubular Y-joint

轴力作用下节点处主管管壁垂直于主管轴线方向的位移定义为

$$\delta=\frac{\Delta_a+\Delta_b+\Delta_c+\Delta_d}{4}-\frac{\Delta_f+\Delta_g}{2} \quad (4)$$

平面内弯矩作用下主管管壁的面内转角定义为

$$\varphi_I=\arctan\frac{|\Delta_a-\Delta_b|\sin\theta}{d_0} \quad (5)$$

式中:θ 为主管与支管的夹角;d_0 表示支管外径。同理,平面外弯矩作用下主管管壁的面外转角定义为

$$\varphi_O=\arctan\frac{|\Delta_c-\Delta_d|\sin\theta}{d_0} \quad (6)$$

1.2 虚拟梁单元模型

传统刚架模型将焊接管简化为其轴线处的梁单元,梁单元间刚性连接。因主管管壁厚度远小于支管长度,则当支管端部在轴力作用下时,主管径向刚度便远小于支管轴向刚度,节点处主管壁的变形便几乎垂直于主管轴线[18],则可在刚架模型节点处引入与主管轴线垂直的虚拟梁单元,如图 2 所示。

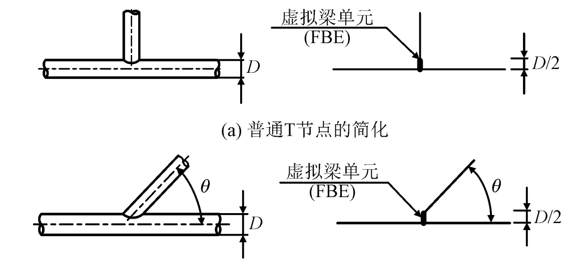


图 2 简化模型的简化过程

Fig. 2 Simplified process of simplified model

虚拟梁单元的柔度有其材料属性和几何属性共同确定。在柔度确定的情况下,虚拟梁单元的弹性模量 E 可以选取任意值,因为可以通过调整几何参数来符合确定的柔度值。实际模型为闭口截面构件,抗扭刚度较大,扭转变形较小,所以虚拟梁单元不考虑平面外弯矩作用。虚拟梁单元可以等效为固定在主管上的悬臂梁,依据材料力学知识及节点柔度的定义可以得到虚拟梁单元的截面积 A 和截面惯性矩 I。

$$A=\frac{D\sin\theta}{2E\cdot\delta_{AX}},I=\frac{D}{2E\cdot\delta_{IPB}} \quad (7)$$

虚拟梁单元截面在满足 A 和 I 的条件下可以取任意形状。为保持整体结构的一致性,虚拟梁单元假定为圆钢管结构,其截面积 A 和截面惯性矩 I 为

$$A=\frac{\pi(d_1^2-d_2^2)}{4},I=\frac{\pi(d_1^4-d_2^4)}{64} \quad (8)$$

由式(6)可得虚拟梁单元外径 d_1 和内径 d_2,即

$$d_1=\sqrt{\frac{8I}{A}+\frac{2A}{\pi}},d_2=\sqrt{\frac{8I}{A}-\frac{2A}{\pi}} \quad (9)$$

2 焊接管结构静力推覆试验

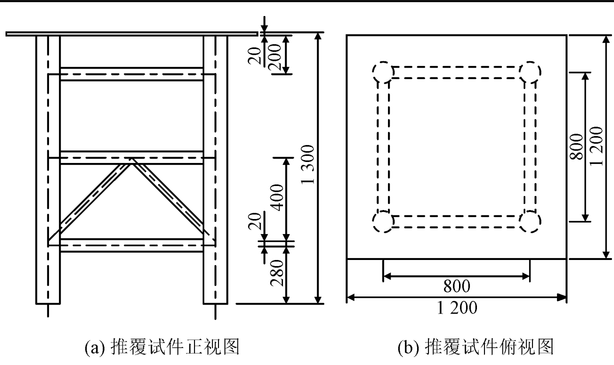
2.1 试件设计

焊接管结构试件包含 T 节点、K 节点、空间 TY 节点这 3 种常见的节点类型,结构的设计符合《GB 50017—2017 钢结构设计标准规范》。试件的几何结构如图 3 所示。主、支管尺寸如表 1 所示。

表 1 主、支管尺寸

Tab. 1 Dimensions of chords and braces

名称	主管	横支管	斜支管
外径/mm	114	60	33.5
厚度/mm	3	2	1.5



(a) 推覆试件正视图　　(b) 推覆试件俯视图

图 3　推覆试件的几何尺寸

Fig. 3　Geometry of test specimen

选用 Q235A 作为试件材料。分别截取焊接管架顶板、主管、横支管、斜支管材料制作试件且拉伸试件与焊接管架是来自同一批次的钢材,借此消除钢材厚度、曲率对材料属性的影响。严格按照《GB/T 228.1—2010 金属材料的室温拉伸试验》设计了4 组拉伸试件,每组包含 2 个相同的试件,取其结果均值以减小偶然误差。各组试件的材料属性数据如表 2 所示。

表 2　试件的材料属性

Tab. 2　Material properties of test specimen

材料属性	顶板	主管	横支管	斜支管
弹性模量/GPa	218	220	231	235
下屈服强度/MPa	238	245	240	220
抗拉强度/MPa	391	385	369	363
伸长率/%	25	21	24	22

2.2　试验及测量装置

依靠一个 1 000 kN 水平作动器为试验施加推覆力。作动器一端固定至反力墙,另一端与连接件形成铰接,连接件则通过螺栓连接至顶板。焊接管试件柱脚焊接在框型底板上,底板与底座通过螺栓连接实现固定目的,加载装置示意图如图 4 所示。推覆试件为对称结构,试验加载尽量接近中线,两榀框架在加载过程中扭转的作用很小,可以忽略。从上至下设置了 5 个高精度位移计,依次测量作动器、顶板、横支管、节点、主管的位移,如图 5 所示。

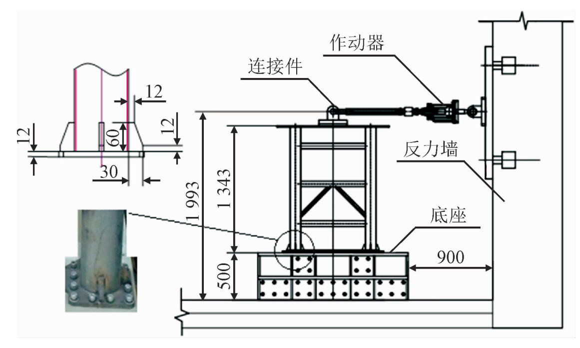


图 4　推覆试验加载示意图

Fig. 4　Loading scheme of pushover test



图 5　位移计安装位置

Fig. 5　Placement of LVDTs

2.3　试验过程

以控制加载位移的方式对推覆试件进行加载,直至观察到明显的变形或破坏便停止加载。试验中与作动器平行的 2 个 K 节点均发生了严重的破坏,一处 K 节点斜支管发生明显的弯曲变形,主管向下弯曲,另一处 K 节点的主、支管焊接处发生断裂,顶板与主管弯曲。图 6 和图 7 分别给出了试件的整体变形和局部变形情况。



图 6　试件的整体变形

Fig. 6　Global deformation of test specimen





(a) K节点焊接处断裂　　(b) K节点主、支管弯曲变形

图 7　试件的局部变形

Fig. 7　Local deformation of specimen

3　虚拟梁单元几何尺寸及材料属性

节点局部柔度可以利用已有参数公式得到,也可对单一节点有限元分析得到。因为空间 TY 节点参数公式尚未提出,本着一致性的原则,对试验涉及到的 TT、K、空间 TY 节点均进行有限元分析得到局部柔度。对各节点支管施加合适的轴力和面内弯矩载荷,

使其在弹性范围内有着尽量大的变形,以减小误差。

3.1 几何尺寸

以 TT 节点为例,建立 TT 节点三维壳单元模型,主管长 800 mm,支管均为 150 mm,除加载端,主管及支管端部均设置成固定端。在支管端部施加 15 kN 的轴力,如图 8 所示。加载过程始终处在弹性阶段。采用 S4R 单元对模型进行网格划分。输出 a、b、c、d、f 点位移,结合式(2)得到轴力作用下节点处主管管壁因变形产生的垂直于主管轴线方向的位移,再代入式(1)得到 TT 节点轴向柔度。利用相同模型,在支管端部施加 500 N · m 的弯矩,其余主、支管端面设置成固定端,如图 9 所示。加载过程始终处于模型的弹性阶段。

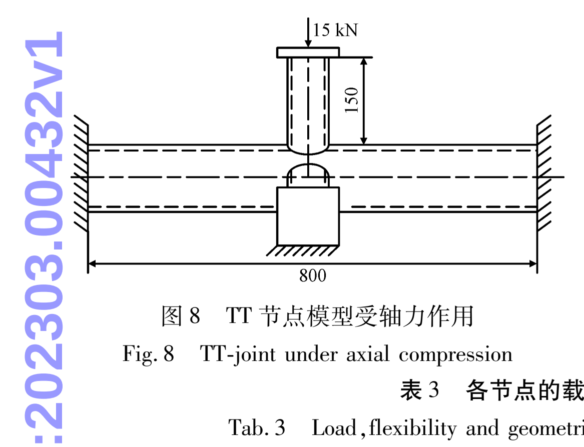


图 8　TT 节点模型受轴力作用

Fig. 8　TT-joint under axial compression

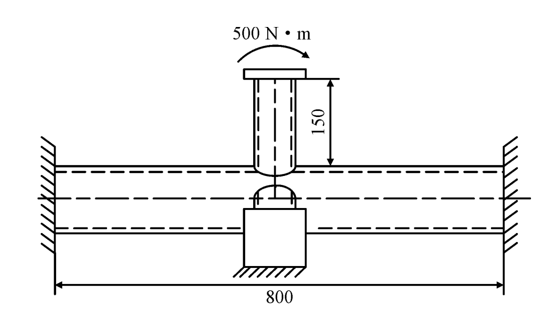


图 9　TT 节点模型受弯矩作用

Fig. 9　TT-joint under in-plane bending

输出 a、b 两点位移代入式(3),可以得到 TT 节点面内弯矩作用下的面内转角,再将面内转角代入式(1),得到平面内弯曲柔度。取所有虚拟梁单元的弹性模量与主管一致,为 220 GPa,将 2 个柔度值代入式(5),则可以得到虚拟梁单元的截面积和截面惯性矩。同理,可求解其他节点的虚拟梁单元几何尺寸。各节点载荷、柔度及虚拟梁截面几何参数如表 3 所示。表中:TY-1/2 中的 1 表示斜支管,2 表示与主管垂直的支管;表中节点的轴力和弯矩理论可以取弹性范围内的任意一组载荷,所得到的柔度值均相同,但为减小误差,选择弹性范围内的较大载荷。

表 3　各节点的载荷、柔度及虚拟梁截面几何参数

Tab. 3　Load, flexibility and geometric parameters of the fictitious beam element at joints

节点类型	载荷		柔度		虚拟梁单元截面			
	F/kN	M/(N · m)	δ_{AX}/(mm · N^{-1})	δ_{IPB}/(rad·N^{-1}·mm^{-1})	A/mm^2	I/mm^4	d_1/mm	d_2/mm
TT	15	500	9.09E-06	6.16E-09	28.50	42 060	108.74	108.57
K	10	100	5.18E-06	1.66E-08	18.62	8 215	59.52	59.32
Two-planar TY-1	1	150	7.46E-06	1.43E-08	24.56	18 144	76.99	76.78
Two-planar TY-2	1.2	500	3.36E-06	5.67E-09	77.11	45 695	69.21	68.50

3.2 材料属性

随着载荷的增加,材料进入塑性阶段,载荷与位移不再是线性关系。节点柔度值发生变化,不能依靠弹性阶段节点参数公式求出,可以通过对节点的有限元分析得到。与求解虚拟梁单元几何尺寸类似,以空间 TY 节点为例。建立节点的三维壳单元模型,主管长度为 800 mm,支管长度均为 150 mm。研究垂直支管受轴力作用的空间 TY 节点时,在一个与主管垂直的支管端部施加 10 mm 的轴向位移载荷,其余支管及主管端部均设置为固定端。图 10 为空间 TY 节点的受载后变形,受载后节点处变形明显且处于塑性阶段。

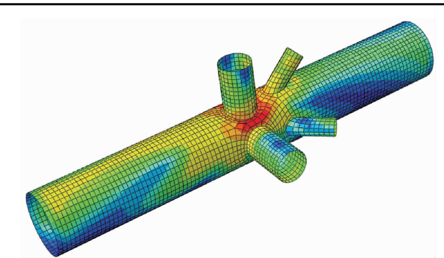


图 10　空间 TY 节点的受载后变形

Fig. 10　Deformation of two-planar tubular TY-joint

输出点 a、b、c、d、f 位置处的位移及加载点的反作用力,结合式(2)可求得轴力作用下节点处垂直于主管轴线方向的柔性变形。应变与位移的关系为

$$\sigma = \frac{P\sin\theta}{A}, \varepsilon = \Delta l / l_0 \qquad (10)$$

真实应力 σ_T 与真实应变 ε_T 定义为

$$\varepsilon_T = -\ln \frac{l}{l_0}, \sigma_T = \sigma(1-\varepsilon) \qquad (11)$$

将载荷、位移利用式(8)转化得到应力、应变。将得到的应力、应变利用式(9)转化成虚拟梁单元的真实应力 σ_T、真实应变 ε_T。图 11 为载荷-位移曲线,图 12 为虚拟梁单元的真应力-真应变曲线。虚拟梁材料的塑性应变 ε_P 定义为

$$\varepsilon_P = \varepsilon_T - \sigma_T / E \qquad (12)$$

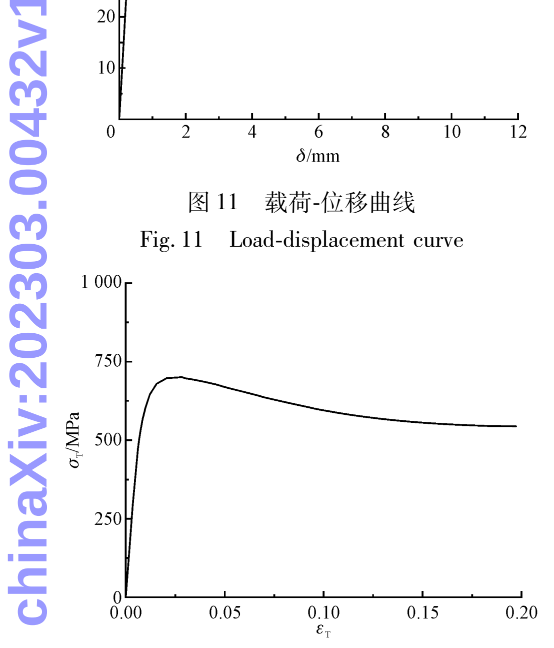


图 11 载荷-位移曲线

Fig. 11 Load-displacement curve

图 12 真实应力-应变曲线

Fig. 12 True stress-strain curve

得到的真实应力与塑性应变便是虚拟梁单元材料的塑性属性。其他节点处虚拟梁单元的本构关系求解方法与之同理,不再一一赘述。

4 推覆试验的有限元模拟

无论使用壳单元还是实体单元进行有限元分析,都需要对模型和载荷进行简化;因为,完全建立连接件、作动器、反力墙的模型不仅增加分析负担,研究的意义也非常有限。由于顶板较薄,仅为 15 mm,顶板的刚度小于连接件。整个推覆过程连接件均未观察到宏观的变形,所以可将连接件视为刚体;连接件与顶板螺栓连接可靠,亦可将与连接件连接的部分顶板视为刚体。

4.1 壳单元模型

对推覆试件建立壳单元模型,材料属性已由拉伸试验得到,各部分管结构具体的弹塑性数值依次输入材料属性模块中。依据上面的简化方法将顶板中心 350 mm × 350 mm 正方形区域设置为刚体,控制点在其形心上方 150 mm 处。限制 4 个柱脚底面圆全部的空间位移和转角,使其成为固定端。因为推覆试验中位移计 1 所测得的位移数值最大为 50 mm(横向位移为 50 mm 时,K 节点焊接处断裂,停止试验),那么在控制点处施加 50 mm 的位移载荷。壳模型推覆试验如图 13 所示。可以看出,顶板和支管的变形与试验基本吻合,这验证了建模方式的正确性。

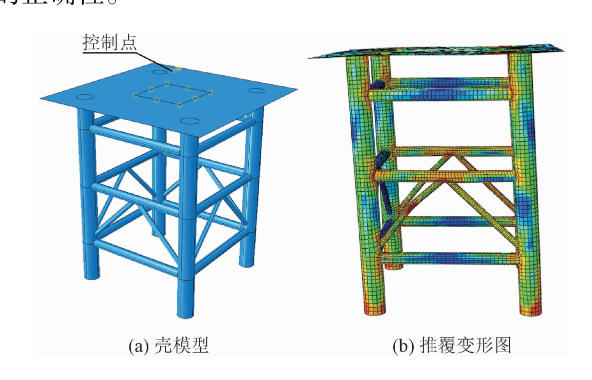


图 13 壳模型推覆试验

Fig. 13 Pushover test of shell model

4.2 刚架模型

同样利用壳单元建立顶板,焊接管由轴线处的梁单元建立,将两者绑定在一起,得到刚架模型。刚体及控制点设置与壳单元模型相同,梁单元截面几何尺寸即试件的实际横截尺寸,刚架模型的边界条件和载荷也与壳单元模型相同。刚架模型推覆试验如图 14 所示。

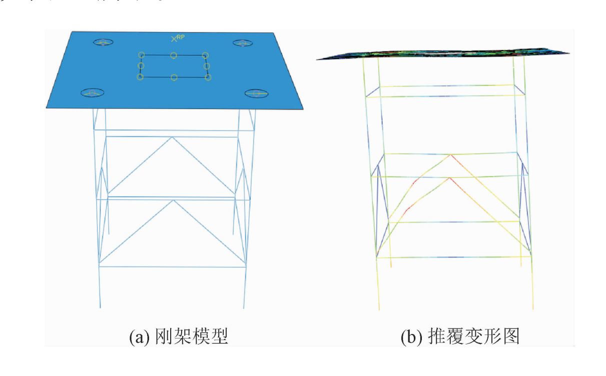


图 14 刚架模型推覆试验

Fig. 14 Pushover test of rigid frame model

4.3 引入虚拟梁单元的简化模型

简化模型如图 15(a)所示,建模方法基本与刚架模型相同。虚拟梁单元的材料属性及截面几何尺寸前文已经给出,将其直接引入属性模块即可。未放缩的简化模型变形如图 15(b)所示。3 种模型的网格信息及分析效率如表 4 所示。因为 3 种模型的顶板均采用种子尺寸为 20 的 S4R 单元,所以表格中统计的网格信息不考虑顶板。

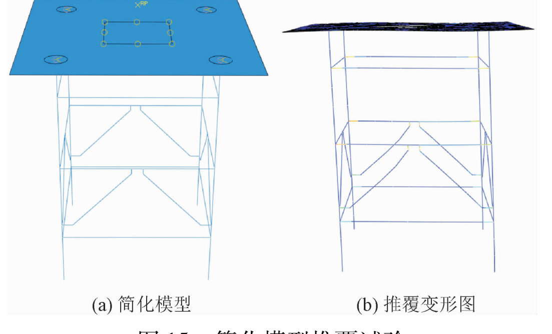


图 15 简化模型推覆试验

Fig. 15 Pushover test of simplified model

表 4 3 种模型的网格及分析时间对比

Tab. 4 Comparison of FE mesh and computing time for three models

模型类别	种子尺寸	局部加密	单元类型	节点数目	单元总数	分析时间/ s
壳模型	20	15	S4R	16 013	16 242	611
刚架模型	100	100	B33	184	200	155
简化模型	100	100	B33	192	203	102

5 结果分析

输出 3 种有限元模型位移计安装位置的位移以及控制点处的反作用力,得到相应的载荷-位移曲线。图 16 为推覆试验和 3 种有限元分析方式在 4 个位移计安装位置的载荷-位移曲线。位移计 2 位于顶板位置,在推覆过程中因顶板变形而滑脱,且经过模拟 1、2 位移计处的载荷位移曲线结果几乎重合,所以不考虑位移计 2 处的结果。

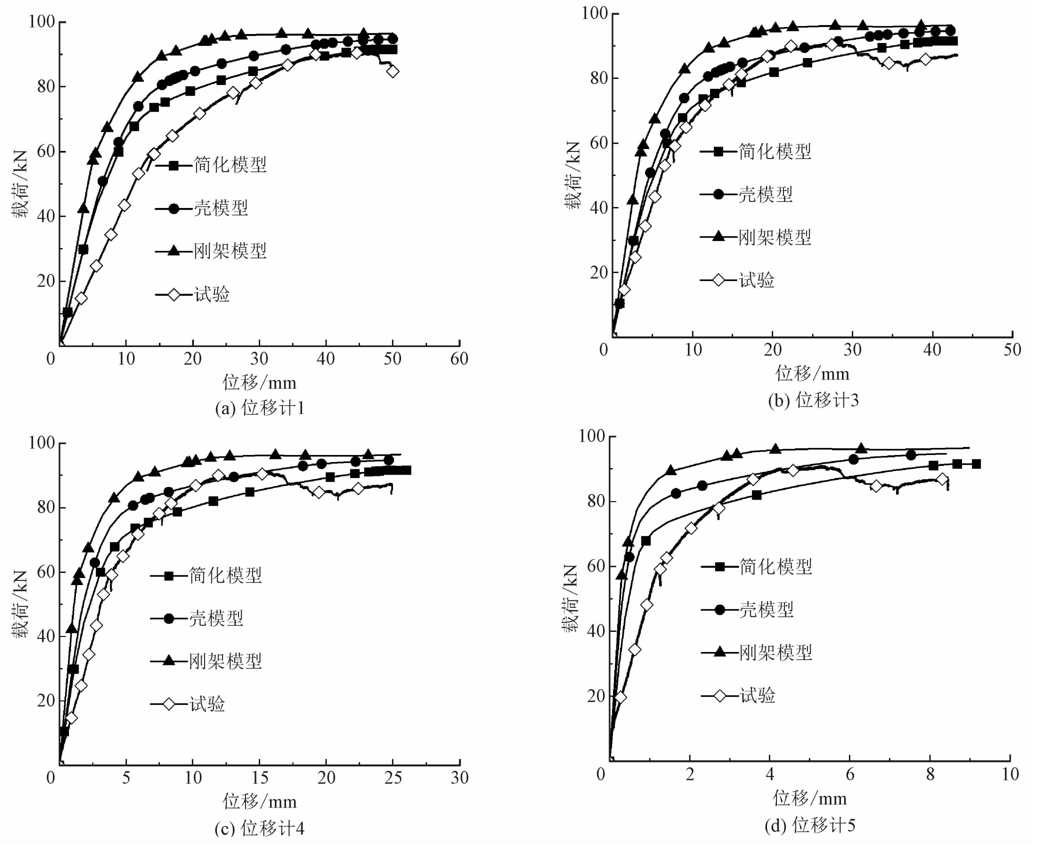


图 16 试件不同位置的载荷-位移曲线

Fig. 16 Load-displacement curves at different locations

由图 16 可知,有限元计算结果与原始试验结果相比,极限载荷吻合较好,但刚度误差较大。其原因为连接铰与顶板的螺栓为 M36 高强螺栓,螺栓孔直径 39 mm。因此,螺栓连接受剪切作用可能在板间产生最大为 3 mm 的相对滑动。分析试验数据发现:位移计 1 位于作动器位置,经有限元计算可知,顶部连接铰处所受剪力较大,会产生较大相对滑动;底部柱脚所受剪力较小,产生滑动较小;测得的刚度受顶部滑动和底部柱脚处滑动的共同影响,刚度低于有限元结果。位移计 3、4 和 5 处测得的刚度只会受到底部柱脚处滑动的影响,对刚度的影响较小。

现将螺栓孔直径与螺纹大径的差值作为最大滑动位移剔除,剔除滑动位移后的载荷-位移曲线如图 17 所示。可以看出,刚架模型在相同位移处的载荷自始至终明显大于其他两种建模方式及试验的载荷。简化模型与壳模型在弹性阶段吻合较好,塑性阶段载荷略低于壳模型,分析原因应该是虚拟梁单元的弯曲变形会使节点产生沿主管方向的变形,使整体柔度增加。无论是简化模型还是壳模型都与试验结果相符合。

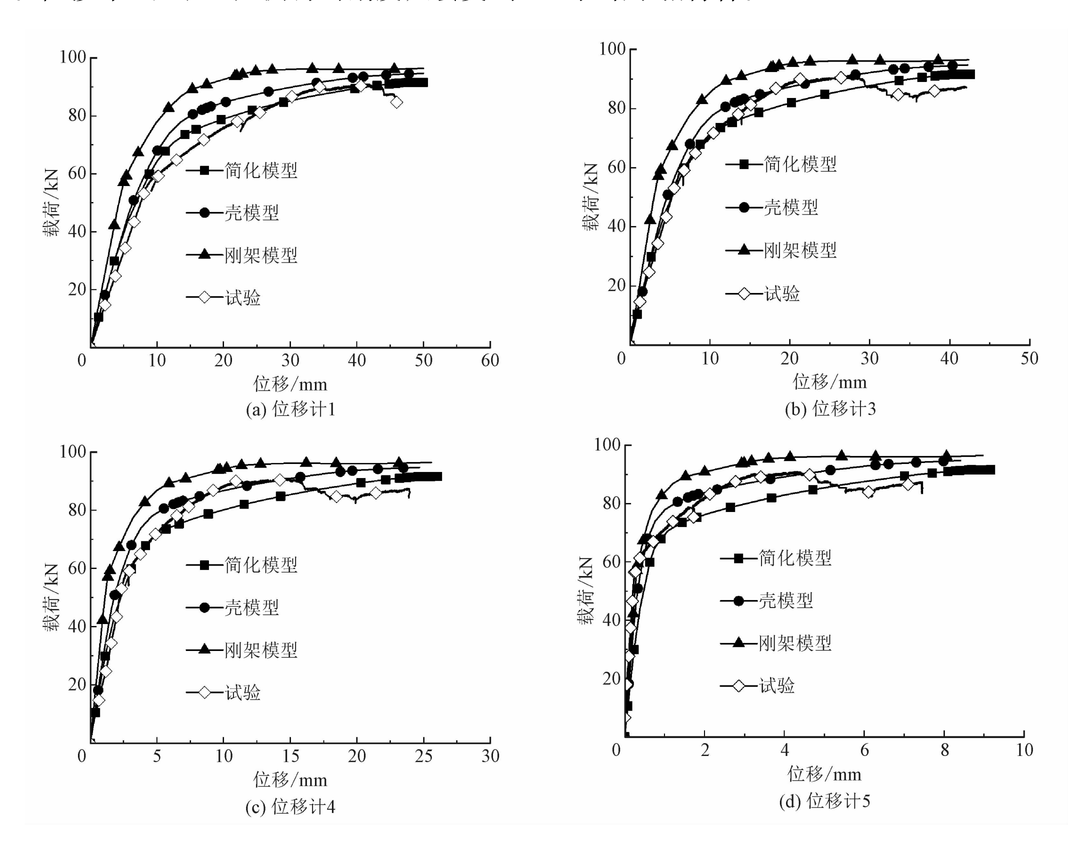


图 17　数据处理后的载荷-位移曲线

Fig. 17　Load-displacement curves after processing data

6　结　论

针对工程中常用的刚架模型会忽略节点局部柔度,导致结构整体柔度降低这一问题,在虚拟梁单元模型基础上将模型应用于包含空间节点的空间问题。通过对节点有限元分析的方式获取虚拟梁单元的截面尺寸及材料属性。对比 3 种有限元方法与试验获得的载荷位移曲线可以得出以下结论。

1)简化模型在弹性变形阶段与壳模型一致性较好,塑性阶段刚度略低于壳模型,两种建模方法得到的结果均与试验结果相符合。这说明简化模型能够较好地模拟焊接管结构的弹塑性推覆,具有在实际工程中运用的价值。

2)简化模型相较于壳模型可以大大提高计算效率。对推覆试验的有限元分析可知,使结果收敛所需的节点数为壳模型的 1.20%,单元数为壳模型的 1.25%,计算时间为壳模型的 16.69%。因简化模型顶板的网格类型和尺寸与壳模型相同,顶板的网格数为简化梁单元的 19.45 倍,所以,当模型较为复杂或板结构能够简化成刚体时,简化模型的计算效率能够得到更大提升。

参考文献

[1] 逯宁. 考虑节点局部柔度的焊接钢管静力分析[D]. 烟台:烟台大学,2016.

[2] BOUWKAMP J G,HOLLINGS J P,MAISON B F,et al. Effects of joint flexibility on the response of offshore towers[C]//Proceedings of Offshore Technology Conference. Houston,Texas: Offshore Technology Conference,1980.

[3] MIRTAHERI M. Effect of joint flexibility on overall behavior of jacket type offshore platforms[J]. American journal of engineering and applied sciences,2009,2(1):25-30.

[4] FESSLER H,SPOONER H. Experimental determination of stiffness of tubular joints[R]. London: Science Publishers,1981.

[5] KHAN R,SMITH K,KRAINCANIC I. Improved LJF equations for the uni-planar gapped K-type tubular joints of ageing fixed steel offshore platforms[J]. Journal of marine engineering & technology, 2018,17(3):121-136.

[6] FESSLER H,MOCKFORD P B,WEBSTER J J. Parametric equations for the flexibility matrices of multi-brace tubular joints in offshore structures[J]. Proceedings of the institution of civil engineers,1986,81(4):675-696.

[7] 陈伯真,胡毓仁,谭敏杰. 海洋平台对称 K 型管节点的局部柔度及其参数公式[J]. 上海交通大学学报,1991,25(4):49-58. (CHEN Bozhen,HU Yuren,TAN Minjie. Local joint flexibility and its parametric formulas for symmetric tubular K joints of offshore platforms[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University,1991,25(4):49-58(in Chinese)).

[8] 徐汉涛,潘皓,陈伯真,等. TY 型管节点局部柔度的参数分析及试验研究[J]. 海洋工程,1995(3):9-18. (XU Hantao, PAN Hao,CHEN Bozhen, et al. Parametric analysis and experimental study on the local flexibility of TY-type tubular joint[J]. The ocean engineering,1995(3):9-18(in Chinese)).

[9] 王伟,陈以一. 圆钢管相贯节点局部刚度的参数公式[J]. 同济大学学报,2003,31(5):515-519. (WANG Wei,CHEN Yiyi. Parametric formulas for local rigidity of unstiffened tubular joints[J]. Journal of Tongji University, 2003, 31 (5): 515-519 (in Chinese)).

[10] GAO F,HU B. Local joint flexibility of completely overlapped tubular joints under out-of-plane bending[J]. Journal of constructional steel research,2015,115:121-130.

[11] AHMADI H,ZIAEI NEJAD A. A study on the Local Joint Flexibility (LJF) of two-planar tubular DK-joints in jacket structures under in-plane bending loads[J]. Applied ocean research,2017,64: 1-14.

[12] 陈映,吴骏,申波等. 圆钢管 K 型弯管锥头节点轴向刚度曲线参数化分析[J]. 应用力学学报,2019,36(5):1190-1198. (CHEN Ying,WU Junyang,SHEN Bo,et al. Parametric analysis of the axial stiffness curve of curved tube cone-head K-joints of tubular[J]. Chinese journal of applied mechanics,2019,36(5):1190-1198(in Chinese)).

[13] 李明昊,谭英华,席丰. 几种典型钢框架节点连接性能的有限元仿真分析[J]. 应用力学学报,2020,37(1):301-307. (LI Minghao,TAN Yinghua,XI Feng. Finite element simulation analysis on connections performance of several typical steel frame joints [J]. Chinese journal of applied mechanics,2020,37(1):301-307 (in Chinese)).

[14] 朱静. 钢管节点局部柔度的等效单元及其在海洋平台结构分析中的应用[J]. 上海交通大学学报,1994,28(增刊 1):1-8. (ZHU Jing. Equivalent element of steel tubes with local joint flexibility and its use in structural analysis of offshore platform[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University,1994,28(S1):1-8(in Chinese)).

[15] GOLAFSHANI A A,KIA M,ALANJARI P. Local joint flexibility element for offshore plateforms structures[J]. Marine structures, 2013,33:56-70.

[16] 安利强,朱登杰,武文玲,等. 节点半刚性对特高压钢管塔静力特性的影响[J]. 应用力学学报,2015,32(6):1019-1024. (AN Liqiang,ZHU Dengjie,WU Wenling,et al. Influence of joint semi-rigidity on the static characteristic for UHV transmission steel tubular tower[J]. Chinese journal of applied mechanics,2015,32(6): 1019-1024(in Chinese)).

[17] 李东升. 节点局部柔度对焊接钢管结构静力性能的影响[J]. 低温建筑技术,2018,40(4):41-45. (LI Dongsheng. Static behavior of welded tubular structures considering local joint flexibility [J]. Low temperature architecture technology,2018,40(4):41-45 (in Chinese)).

[18] 王皓. 节点柔度对导管架海洋平台结构 Pushover 分析的影响及简化计算模型[D]. 烟台:烟台大学,2017.

(编辑　黄崇亚)